

УДК 621.771.01

Сатонин А. В.
Настоящая С. С.
Переходченко В. А.
Титаренко С. А.

ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ ОТНОСИТЕЛЬНО ТОНКИХ ПОЛОС

Одним из технических решений, направленных на повышение качества и потребительских свойств горячекатаных полос является создание принудительной кинематической асимметрии очага деформации процесса горячей прокатки, характеризующейся неравенством окружных скоростей вращения рабочих валков и обеспечивающей дополнительные возможности по целенаправленному изменению силы прокатки, а вместе с этим и по регулированию конечной толщины, а также степени плоскостности получаемых полос [1, 2]. При этом с точки зрения математического обеспечения соответствующих систем автоматического регулирования особый интерес представляют наименее трудоемкие и быстродействующие инженерные методы расчета энергосиловых параметров, имеющих место при реализации данной технологической схемы.

Применительно к условиям реализации процессов асимметричной прокатки относительно тонких полос достаточно широко используемой является методика работы [3], определяющая текущие по длине зоны отставания $p_{\text{хот}}$, смешанной зоны $p_{\text{хсм}}$ и зоны опережения $p_{\text{хоп}}$ значения нормальных контактных напряжений как:

$$p_{\text{хот}} = 2K_c \xi_0 (h_0 / h_x)^{(\delta_{f0} - 1)}; \quad (1)$$

$$p_{\text{хсм}} = 2K_c \xi_0 (h_0 / h_{n2})^{(\delta_{f0} - 1)} (h_{n2} / h_x)^{(\delta_{f1} - 1)}; \quad (2)$$

$$p_{\text{хоп}} = 2K_c \xi_1 (h_x / h_1)^{(\delta_{f0} + 1)}, \quad (3)$$

где $2K_c$ – среднеинтегральное по длине и высоте зоны пластического формоизменения удвоенное значение сопротивления сдвигу прокатываемого металла, определяемое в зависимости от степени, скорости и температуры деформации [3, 4];

$\delta_{f0} = (f_{c1} + f_{c2})L_c / \Delta h$; $\delta_{f1} = (f_{c1} - f_{c2})L_c / \Delta h$ – коэффициенты, характеризующие влияние граничных условий в рамках зон отставания и опережения, а также в рамках смешанной зоны очага деформации;

f_{c1}, f_{c2} – усредненные значения коэффициентов внешнего трения, определяющих согласно закону Амонтона-Кулона [3] величину касательных контактных напряжений $\tau_x = p_x f_c$ на ведущем, вращающемся с большей, и на ведомом, вращающемся с меньшей окружной скоростью, рабочих валках, соответственно;

L_c – общая протяженность зоны пластического формоизменения с учетом упругого сплющивания рабочих валков;

$h_0, h_1, \Delta h = h_0 - h_1$ – исходное и конечное значения толщины, а также величина абсолютного обжатия прокатываемой полосы;

$\xi_0 = 1 - \sigma_0 / 2K_c$, $\xi_1 = 1 - \sigma_1 / 2K_c$ – коэффициенты, характеризующие влияние напряжений заднего σ_0 и переднего σ_1 натяжений прокатываемой полосы;

h_{n2} – толщина полосы в сечении, являющемся нейтральным для ведомого рабочего валка, имеющего меньшую окружную скорость вращения V_{62} .

С учетом интегрирования выражений (1)–(3) по длине соответствующих зон величина коэффициента напряженного состояния металла n_σ , может быть определены как [3]:

$$n_\sigma = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta_{f0}-2} \left[\left(\frac{h_0}{h_{n2}} \right)^{(\delta_{f0}-2)} - 1 \right] + \xi_0 \left(\frac{h_0}{h_{n2}} \right)^{(\delta_{f0}-1)} \frac{h_{n2}}{\delta_{f1}-2} \left[K_v^{(\delta_{f1}-2)} - 1 \right] + \xi_1 \frac{h_1}{\delta_{f0}+2} \left[\left(\frac{h_{n1}}{h_1} \right)^{(\delta_{f0}+2)} - 1 \right] \right\}, \quad (4)$$

где $K_v = V_{\delta 1} / V_{\delta 2}$ – показатель степени кинематической асимметрии процесса прокатки, определяемый как соотношение окружных скоростей ведущего $V_{\delta 1}$ и ведомого $V_{\delta 2}$ рабочих валков;

h_{n1} – толщина полосы в сечении, являющемся нейтральным для ведущего рабочего валка, имеющего большую окружную скорость вращения $V_{\delta 1}$.

Относительная простота аналитических зависимостей (1)–(4) предопределила возможность достаточно широкого использования полученных на их основе методов расчета интегральных показателей энергосиловых параметров, особенно при холодной прокатке [3]. В то же время использование данных решений применительно к условиям реализации процесса горячей прокатки относительно тонких полос, характеризующихся повышенными уровнями коэффициентов внешнего контактного трения f_c и нормальных контактных напряжений p_x , является весьма проблематичным. В частности, с учетом используемого закона Амонтона-Кулона на значительной части общей протяженности очага деформации в этом случае не выполняется условие $\tau_x = p_x f_c \leq K_c$, что свидетельствует о предпочтительности использования в этом случае закона Зибеля в виде $\tau_x = 2K_c \mu$ [4]. К завышенным результатам расчета локальных и интегральных характеристик напряженного состояния металла при горячей прокатке приводит и использование инженерного варианта условия пластичности, не учитывающего влияние касательных компонент девиатора напряжений τ_{xy} .

Целью работы является уточнение исходных предпосылок и развитие инженерных методов расчета энергосиловых параметров процесса горячей асимметричной прокатки относительно тонких полос.

Осуществив по аналогии с методиками работы [3] разбиение интегрального очага деформации (рис. 1, а) на зону отставания, смешанную зону и зону опережения протяженностями, соответственно L_{om} , L_{cm} и L_{on} , рассмотрим условие статического равновесия выделенного в рамках зоны отставания элементарного объема металла (рис. 1, б) при проектировании всех действующих сил на горизонтальную ось X :

$$\sigma_x h_x - (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) + 2p_{x0T} dx \sin \alpha_x / \cos \alpha_x - (\tau_{x1} + \tau_{x2}) dx = 0, \quad (5)$$

где p_x , σ_x , τ_x – текущие значения нормальных контактных, нормальных осевых и касательных контактных напряжений, при этом за положительные значения p_x , σ_x приняты напряжения сжатия, а τ_x – напряжения векторно сонаправленные с перемещением прокатываемого металла;

h_x , α_x – текущие значения толщины прокатываемой полосы и углов контакта, количественные оценки которых при аппроксимации контактных дуг хордами равны $h_x = h_1 + \Delta h x / L$ и $\alpha_x = \alpha = \arctg(0,5\Delta h / L_c)$.

Приняв во внимание рекомендуемый закон внешнего контактного трения $\tau_{x1} = 2K_c \mu_1$, $\tau_{x2} = 2K_c \mu_2$ и пренебрегая бесконечными малыми второго порядка $d\sigma_x dh_x \approx 0$, а также с учетом очевидных чисто геометрических соотношений $2dx \sin \alpha_x / \cos \alpha_x = 2dxtg \alpha = dh_x$ и $dx = dh_x / (2tg \alpha)$ дифференциальное уравнение (5) может быть представлено в виде:

$$-\sigma_x dh_x - d\sigma_x h_x + p_{\text{хот}} dh_x - 2K_c(\mu_1 + \mu_2) dh_x / (2tq\alpha) = 0, \tag{6}$$

где μ_1, μ_2 – коэффициенты пластического трения на контактных поверхностях ведущего и ведомого рабочих валков, значения которых приняты постоянными по всей длине очага деформации.

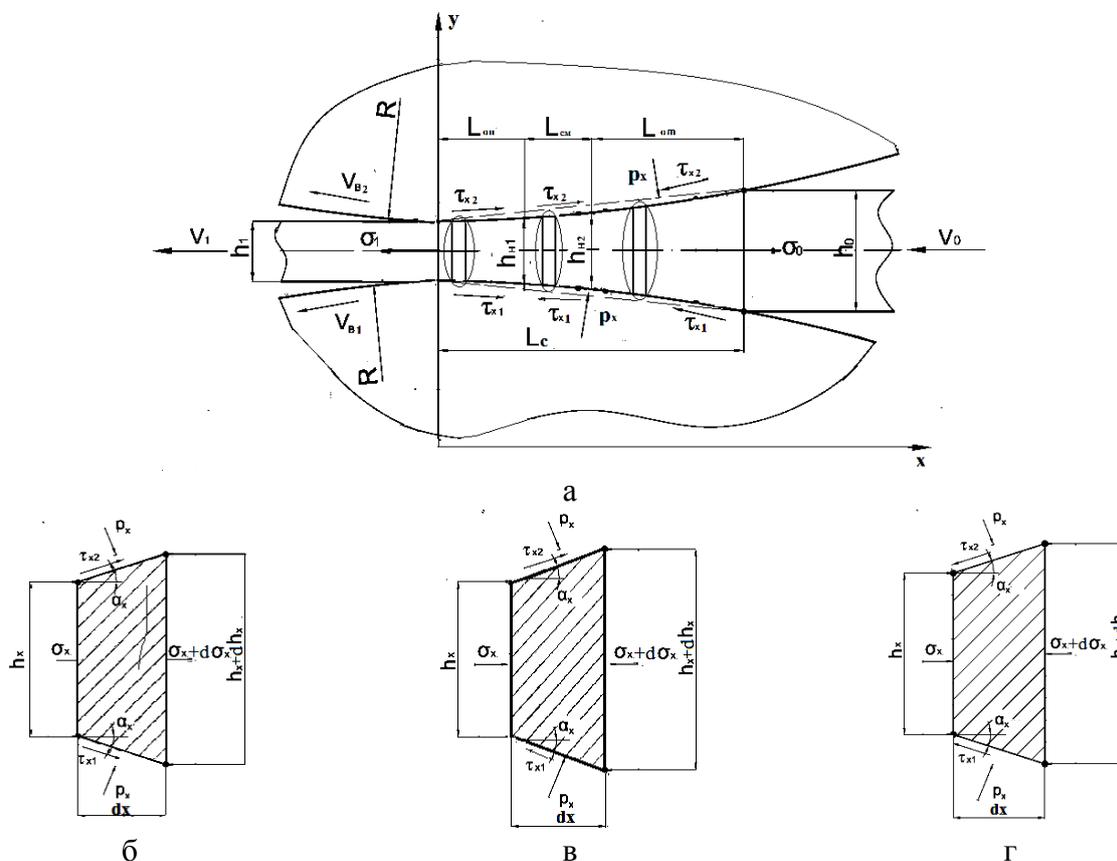


Рис. 1. Расчетные схемы всей зоны пластического формоизменения (а), а также элементарных объемов металла, выделенных в зоне опережения (б), в смешанной зоне (в) и в зоне отставания (г) очага деформации процесса горячей асимметричной прокатки относительно тонких полос

Исходя из полной формы записи условия пластичности [4]:

$$(p_x - \sigma_x)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4K_c^2 \tag{7}$$

и учитывая результаты двумерного анализа напряженного состояния металла [3], согласно которым касательные компоненты девиатора напряжений τ_{xy} по высоте сечений очага деформации изменяются по закону близкому к линейному, а их среднеинтегральная оценка может быть принята равной:

$$\tau_{xyс} = \tau_x / 2 = 2K(\mu_1 + \mu_2) / 4, \tag{8}$$

величина нормальных осевых напряжений σ_x может быть определена как:

$$\sigma_x = p_{\text{хот}} - \sqrt{4K_c^2 - 4\tau_{xyс}^2} = p_{\text{хот}} - \sqrt{4K_c^2 - 2K_c^2(\mu_1 + \mu_2)^2},$$

откуда по отношению к нормальным контактным напряжениям $p_{\text{хот}}$ имеем:

$$p_{\text{хот}} - 2K_c \sqrt{1 - 0,25(\mu_1 + \mu_2)^2} = p_{\text{хот}} - 2K_c a_k, \tag{9}$$

где $a_k = \sqrt{1 - 0,25(\mu_1 + \mu_2)^2}$ – вспомогательная переменная, используемая для упрощения аналитической формы записи.

С учетом подстановки выражения (9) в условие (6), получим следующее дифференциальное уравнение:

$$2K_c a_k dh_x - dp_{\text{хот}} h_x - 2K_c \delta_{\mu 0} dh_x = 0, \quad (10)$$

где $\delta_{\mu 0} = (\mu_1 + \mu_2)L_c / \Delta h$ – еще одна вспомогательная переменная, характеризующая по аналогии с $\delta_{f 0}$ уравнений (1)–(3) влияние граничных условий в очаге деформации процесса горячей прокатки.

Преобразовав уравнение (10) к виду:

$$2K_c (a_k - \delta_{\mu 0})(dh_x / h_x) = dp_{\text{хот}}, \quad (11)$$

в результате интегрирования получим:

$$2K_c (a_k - \delta_{\mu 0}) \ln h_x = p_{\text{хот}} + C_{\text{от}}, \quad (12)$$

где $C_{\text{от}}$ – постоянная интегрирования, определяемая для зоны отставания исходя из известных значений нормальных контактных напряжений в сечении на входе в очаг деформации $p_{\text{хот}}|_{h_x=h_0} = 2K_c a_k - \sigma_0$ (см. рис. 1, а, г):

$$C_{\text{от}} = 2K_c (a_k - \delta_{\mu 0}) \ln h_0 - 2K_c a_k + \sigma_0. \quad (13)$$

Подставив (13) в уравнение (12) в окончательном виде по отношению к текущим по длине зоны отставания значениям нормальных контактных напряжений $p_{\text{хот}}$, можно записать:

$$p_{\text{хот}} = 2K_c (\delta_{\mu 0} - a_k) \ln(h_0 / h_x) + 2K_c a_k - \sigma_0. \quad (14)$$

Аналогично и применительно к зоне опережения очага деформации (см. рис. 1, а, г):

$$\sigma_x h_x - (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) + 2p_{\text{хот}} dx + 2\tau_x dx = 0, \quad (15)$$

откуда в полном соответствии с решениями (6)–(12) имеем:

$$2K_c (a_k + \delta_{\mu 0}) \ln h_x = p_{\text{хот}} + C_{\text{оп}}, \quad (16)$$

где $C_{\text{оп}}$ – постоянная интегрирования, определяемая для зоны опережения, исходя из известных значений нормальных контактных напряжений в сечении на выходе из очага деформации $p_{\text{хот}}|_{h_x=h_1} = 2K_c a_k - \sigma_1$ (см. рис. 1, а, г):

$$C_{\text{оп}} = 2K_c (a_k + \delta_{\mu 0}) \ln h_1 - 2K_c a_k + \sigma_1. \quad (17)$$

Обобщив выражения (16) и (17) в окончательном виде величину текущих по длине зоны опережения нормальных контактных напряжений $p_{\text{хот}}$, можно представить в виде:

$$p_{\text{хот}} = 2K_c (\delta_{\mu 0} + a_k) \ln(h_x / h_1) + 2K_c a_k - \sigma_1. \quad (18)$$

И наконец, по отношению к смешанной зоне, в рамках которой касательные контактные напряжения τ_{x1} и τ_{x2} направлены в противоположные стороны (см. рис. 1, а, в), дифференциальное уравнение статического равновесия выделенного элементарного объема металла можно записать как:

$$\sigma_x h_x - (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) + p_{\text{хот}} dh_x - 2K_c (\mu_1 - \mu_2) dx = 0, \quad (19)$$

откуда с учетом (9) и последующих математических преобразований и интегрирования получим:

$$2K_c(a_k - \delta_{\mu_1}) \ln h_x = p_{xcm} + C_{cm}, \quad (20)$$

где $\delta_{\mu_1} = (\mu_1 - \mu_2)L_c / \Delta h$ – вспомогательная переменная, характеризующая по аналогии с δ_{f1} влияние граничных условий именно в смешанной зоне очага деформации;

C_{cm} – постоянная интегрирования, определяемая для смешанной зоны исходя из известных согласно (13) значений нормальных контактных напряжений для зоны отставания в граничном сечении ее сопряжения со смешанной зоной, то есть при $h_x = h_{n2}$ (см. рис. 1, а, в):

$$2K_c(a_k - \delta_{\mu_1}) \ln h_{n2} = 2K_c(\delta_{\mu_0} - a_k) \ln(h_0 / h_{n2}) + 2K_c a_k - \sigma_0 + C_{cm}, \quad (21)$$

с учетом чего:

$$C_{cm} = 2K_c(a_k - \delta_{\mu_1}) \ln h_{n2} - 2K_c(\delta_{\mu_0} - a_k) \ln(h_0 / h_{n2}) - 2K_c a_k - \sigma_0, \quad (22)$$

а по отношению к текущим по длине смешанной зоны значениям нормальных контактных напряжений в окончательном виде можно записать:

$$p_{xcm} = 2K_c[(a_k - \delta_{\mu_1}) \ln(h_x / h_{n2}) + (\delta_{\mu_0} - a_k) \ln(h_0 / h_{n2}) + a_k - \sigma_0 / 2K_c]. \quad (23)$$

Исходя из условия равенства нормальных контактных напряжений для зоны опережения (18) и смешанной зоны (23) в граничном сечении их сопряжения $p_{xоп}|_{h_x=h_{n1}} = p_{xcm}|_{h_x=h_{n1}}$ имеем:

$$(\delta_{\mu_0} + a_k) \ln(h_{n1} / h_1) + a_k - \sigma_1 / 2K_c = (a_k - \delta_{\mu_1}) \ln(h_{n1} / h_{n2}) + (\delta_{\mu_0} - a_k) - \ln(h_0 / h_{n2}) + a_k - \sigma_0 / 2K_c, \quad (24)$$

откуда, следуя гипотезе плоских сечений [3], соотношения $K_v = V_{e1} / V_{e2} = h_{n2} / h_{n1}$ толщина прокатываемой полосы в сечении, являющемся нейтральным для ведущего рабочего вала h_{n1} (см. рис. 1, а) может быть определена как:

$$\begin{aligned} h_{n1} &= \exp\{[a_k \ln(h_1 / h_0) + \delta_{\mu_0} \ln(h_0 h_1) - (\delta_{\mu_0} - a_k) \ln K_v + \\ &\quad + \sigma_1(2K_c - \sigma_0 / 2K_c - (a_k - \delta_{\mu_1}) \ln K_v)] / (2\delta_{\mu_0})\} = \\ &= \sqrt{h_0 h_1} \exp\{[a_k \ln(h_1 / h_0) - (\delta_{\mu_0} - \delta_{\mu_1}) \ln K_v + \sigma_1 / 2K_c - \sigma_0 / 2K_c] / (2\delta_{\mu_0})\}. \end{aligned} \quad (25)$$

Исходя из известного значения h_{n1} толщина полосы в сечении, являющемся нейтральным для второго ведомого рабочего вала h_{n2} , а также протяженности зон опережения L_{on} , смешанной зоны L_{cm} и зоны отставания L_{om} (см. рис. 1, а) соответствуют зависимостям вида:

$$\begin{aligned} h_{n2} &= h_{n1} K_v; \quad L_{on} = L_c(h_{n1} - h_1) / \Delta h; \quad L_{cm} = L_c(h_{n2} - h_1) / \Delta h - L_{on}; \\ L_{om} &= L_c - L_{on} - L_{cm}, \end{aligned} \quad (26)$$

с учетом чего могут быть определены и интегральные характеристики напряженного состояния металла при горячей прокатке относительно тонких листов и полос.

В частности, в результате интегрирования расчетных согласно (14), (18) и (23) распределений нормальных контактных напряжений $p_{xот}$, $p_{xоп}$ и p_{xcm} по длине соответствующих зон:

$$p_c / 2K_c = n_\sigma = (1/L) \left[\int_0^{L_{on}} p_{xоп} dx + \int_{L_{on}}^{L_{on}+L_{cm}} p_{xcm} dx + \int_{L_{on}+L_{cm}}^L p_{xот} dx \right] \quad (27)$$

может быть определена и среднеинтегральная оценка коэффициента напряженного состояния металла n_σ , знание которой необходимо для расчета среднеинтегрального значения нормальных контактных напряжений $p_c = 2K_c n_\sigma$ и величины силы при горячей прокатке полос шириной B $P = 2K_c n_\sigma B L_c = p_c B L_c$:

$$\begin{aligned}
n_{\sigma} = & \frac{1}{L_c} \left\{ \int_0^{L_{on}} [(\delta_{\mu 0} + a_k) \ln\left(\frac{h_1 + \Delta h x / L_c}{h_1}\right)] dx + \int_0^{L_{on}} \left(a_k - \frac{\sigma_1}{2K_c}\right) dx + \right. \\
& + \int_{L_{on}}^{L_{on}+L_{cm}} [(a_k - \delta_{\mu 1}) \ln\left(\frac{h_1 + \Delta h x / L_c}{h_{h2}}\right)] dx + \int_{L_{on}}^{L_{on}+L_{cm}} [(\delta_{\mu 0} - a_k) \ln\left(\frac{h_0}{h_{h2}}\right) + (a_k - \frac{\sigma_0}{2K_c})] dx + \\
& \left. + \int_{L_{on}+L_{cm}}^{L_c} [(a_k - \delta_{\mu 0}) \ln\left(\frac{h_1 + \Delta h x / L_c}{h_0}\right)] dx + \int_{L_{on}+L_{cm}}^{L_c} \left(a_k - \frac{\sigma_0}{2K_c}\right) dx, \right. \quad (28)
\end{aligned}$$

откуда с учетом замены переменных $(h_1 + \Delta h x / L_c) / h_1 = U_1$, $(h_1 + \Delta h x / L_c) / h_{h2} = U_2$, $(h_1 + \Delta h x / L_c) / h_0 = U_3$, пределов интегрирования и собственно самого интегрирования с последующими математическими преобразованиями в окончательном виде получим:

$$\begin{aligned}
n_{\sigma} = & \frac{1}{L_c} \left\{ \int_1^{h_{h1}/h_1} [(\delta_{\mu 0} + a_k) \frac{h_1 L_c}{\Delta h} \ln U_1] dU_1 + \int_0^{L_{on}} \left(a_k - \frac{\sigma_1}{2K_c}\right) dx + \right. \\
& + \int_{h_{h1}/h_{h2}}^1 [(a_k - \delta_{\mu 1}) \frac{h_{h2} L_c}{\Delta h} \ln U_2] dU_2 + \int_{L_{on}}^{L_{on}+L_{cm}} [(\delta_{\mu 0} - a_k) \ln\left(\frac{h_0}{h_{h2}}\right) + a_k - \frac{\sigma_0}{2K_c}] dx + \\
& \left. + \int_{h_2/h_0}^1 [(a_k - \delta_{\mu 0}) \frac{h_0 L_c}{\Delta h} \ln U_3] dU_3 + \int_{L_{on}+L_{cm}}^{L_c} \left(a_k - \frac{\sigma_0}{2K_c}\right) dx \right\} = \\
= & \frac{1}{\Delta h} \left\{ (\delta_{\mu 0} + a_k) [h_{h1} (\ln \frac{h_{h1}}{h_1} - 1) + h_1] + (a_k - \frac{\sigma_1}{2K_c})(h_{h1} - h_1) - \right. \\
& - (a_k - \delta_{\mu 1}) h_{h1} (K_v - 1 - \ln K_v) + [(\delta_{\mu 0} - a_k) \ln \frac{h_0}{h_{h2}} + (a_k - \frac{\sigma_0}{2K_c})] h_{h1} (K_v - 1) + \\
& \left. + (\delta_{\mu 0} - a_k) [h_0 - h_{h2} (1 + \ln \frac{h_0}{h_{h2}})] + (a_k - \frac{\sigma_0}{2K_c})(h_0 - h_{h2}) \right\}. \quad (29)
\end{aligned}$$

Значения моментов прокатки на ведущем M_1 и ведомом M_2 рабочих валках, учитывая направление действия касательных контактных напряжений τ_x в соответствующих зонах отставания и опережения, а также в смешанной зоне в этом случае будут равны:

$$M_1 = 2K_c \mu R B (L_c - 2L_{on}) = 2K_c \mu R B L_c [1 - 2(h_{h1} - h_1) / \Delta h]; \quad (30)$$

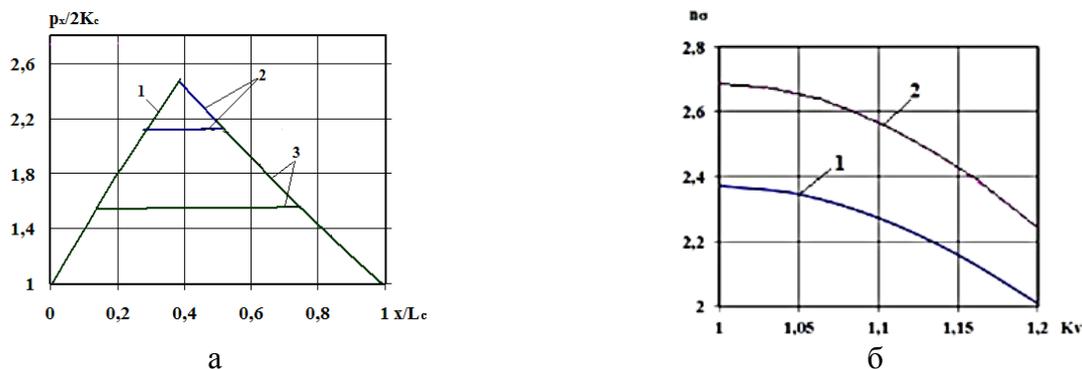
$$M_2 = 2K_c \mu R B [L_c - 2(L_{on} + L_{cm})] = 2K_c \mu R B L_c [1 - 2(h_{h2} - h_1) / \Delta h], \quad (31)$$

где R – величина радиусов рабочих валков.

В целом представленные зависимости в сочетании с расчетом среднеинтегрального значения удвоенного сопротивления сдвигу $2K_c$, учетом упругого сплющивания рабочих валков и наличия зоны упругого восстановления [3] составили полный алгоритм по инженерному математическому моделированию энергосиловых параметров процессов горячей асимметричной прокатки относительно тонких полос с учетом реального характера распределений граничных условий в очаге деформации.

В качестве примера результатов численной реализации полученной методики на рис. 2 представлены расчетные распределения текущих по длине очага деформации удельных значений нормальных контактных напряжений $p_x / 2K_c$ и коэффициента напряженного состояния n_{σ} в зависимости от показателя степени кинематической асимметрии K_v . Из анализа представленных результатов является очевидным, что создание и повышение степени кинематической асимметрии приводит к снижению эффекта подпирающего воздействия сил внешнего контактного трения и, как следствие, к снижению текущих значений нормальных контактных напряжений p_x (см. рис. 2, а). Отмеченное, в свою очередь, обуславливает существенное снижение коэффициента напряженного состояния n_{σ} (см. рис. 2, б), а вместе

с этим и величины силы прокатки P , при этом с уменьшением исходной толщины, увеличением относительного обжатия, радиусов рабочих валков и коэффициентов внешнего пластического трения интенсивность указанного снижения возрастает и возрастает весьма существенно, что соответствует общепринятым положениям теории продольной прокатки.



$h_0 = 3,0 \text{ мм}; h_1 = 2,1 \text{ мм}; 1 - K_v = 1,0;$ $1 - h_0 = 3,0 \text{ мм}; h_1 = 2,1 \text{ мм}; 2 - h_0 = 2,0 \text{ мм};$
 $2 - K_v = 1,1; 3 - K_v = 1,2$ $h_1 = 1,4 \text{ мм}$

$R = 350 \text{ мм}; h_0 = 3,0 \text{ мм}; h_1 = 2,0 \text{ мм}; \mu = 0,4$

Рис. 2. Расчетные распределения текущих по длине очага деформации удельных значений нормальных контактных напряжений $p_x/2K_c$ и коэффициента напряженного состояния n_σ в зависимости от показателя степени кинематической асимметрии K_v .

ВЫВОДЫ

На основе инженерных подходов с использованием корректных форм записи условий внешнего контактного трения и условия пластичности получила развитие методика расчета энергосиловых параметров процесса горячей асимметричной прокатки относительно тонких полос. Показано, что создание и повышение степени кинематической асимметрии данного процесса приводит к существенному снижению силы прокатки, что может быть эффективно использовано в качестве дополнительного фактора, регулирующего технологические режимы работы широкополосных станов горячей прокатки.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Освоение технологии асимметричной горячей прокатки на НШС 2000 ЧерМК / А. Ф. Пименов, Ю. В. Липухин, А. Н. Трайно [и др.] // *Сталь*. – 1988. – № 6. – С. 37–42.
2. Несимметричная горячая прокатка на широкополосном стане / А. Г. Свичинский, Е. В. Бинкевич, В. Л. Мазур, А. К. Голубченко // *Сталь*. – 1992. – № 11. – С. 41–44.
3. Федоринов В. А. Математическое моделирование напряжений, деформаций и основных показателей качества при прокатке относительно широких листов и полос : монография / В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, Э. П. Грибков. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 156 с.
4. Развитие инженерных методов расчета энергосиловых параметров процесса горячей симметричной прокатки относительно тонких полос / А. В. Сатонин, В. А. Переходченко, С. С. Настоящая, И. А. Матвеев // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 57–63.

Сатонин А. В. – д-р техн. наук, проф. каф. АММ ДГМА;
 Настоящая С. С. – аспирант ДГМА;
 Переходченко В. А. – нач. бюро ПАО «НКМЗ»;
 Титаренко С. А. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.
 ПАО «НКМЗ» – Публичное акционерное общество «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

Статья поступила в редакцию 15.02.2012 г.